文章编号:1000-4939(2023)05-1133-10

服役后 API 5L X56 钢腐蚀疲劳裂纹扩展速率试验研究

郭永健[1],邵永波[1],高旭东[2],罗霞飞[2],钟颖[1]

(1.西南石油大学土木工程与测绘学院,610500 成都;2.西南石油大学机电工程学院,610500 成都)

摘 要:为研究服役后 X56 双层海底管道钢的疲劳裂纹扩展速率,对外层管上截取的标准紧凑拉伸试样分别在空气和海水环境下进行不同最大疲劳载荷(P_{max} = 9 kN,10 kN,12 kN)的疲劳裂纹扩展试验。与空气环境中 CT 试样的疲劳裂纹扩展速率相比,裂纹生长至 15.38 mm 时,9、10、12 kN 载荷下海水环境中 CT 试样的疲劳裂纹扩展速率分别提高了 1.82 倍、1.54 倍、1.43 倍;随着裂纹扩展长度增大,外界载荷起主导作用,海水腐蚀的影响越来越小。综合分析最大疲劳载荷对疲劳裂纹扩展的影响,结果发现相同裂纹长度的前提下,疲劳载荷增加,应力强度因子幅值(ΔK)和疲劳裂纹扩展速率($\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$)增加,海水腐蚀影响逐渐减小。疲劳裂纹扩展试验中所施加的最大疲劳载荷对 CT 试样的疲劳寿命具有较大影响,对 Paris 常数的影响较小。扫描电镜下 CT 试样的疲劳断口均为穿晶型断裂。海水环境中 CT 试样的疲劳断口表现出更多的二次裂纹和更高的撕裂脊。随着最大疲劳载荷增加,解理断裂形成的解理台阶晶面面积和高度差逐渐增大,疲劳断口越粗糙,解理特征越明显。

关键词:X56 钢;紧凑拉伸试样;最大疲劳载荷;海水;疲劳裂纹扩展速率

中图分类号:TG172.5 **文献标志码:**A **DOI:**10.11776/j.issn.1000-4939.2023.05.019

Experimental study on the corrosion fatigue crack growth rate of X56 steel after service

GUO Yongjian[1],SHAO Yongbo[1],GAO Xudong[2],LUO Xiafei[2],ZHONG Ying[1]

(1School of Civil Engineering and Geomatics,Southwest Petroleum University,610500 Chengdu,China;
2 School of Mechatronic Engineering,Southwest Petroleum University,610500 Chengdu,China)

Abstract: To study the fatigue crack growth rate (FCGR) of X56 pipe-in-pipe submarine pipeline steel after service,the fatigue crack growth tests under different maximum fatigue loads (P_{max} = 9 kN,10 kN,12 kN) were carried out on standard compact tensile (CT) specimens taken from the outer pipe of pipe-in-pipe in air and seawater,respectively. Compared with the fatigue crack growth rates of the CT specimens in air,when the crack grows to 15.38 mm,the fatigue crack growth rates of the CT specimens in seawater under the load of 9 kN,10 kN and 12 kN are increased by 1.82 times,1.54 times and 1.43 times,

收稿日期:2021-05-17 **修回日期:**2021-07-27

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No.52078441);四川省青年科技创新研究团队资助项目(No.2019JDTD0017);四川省科技创新苗子工程资助项目(No.2020039)

通信作者:邵永波,教授。E-mail:ybshao@swpu.edu.cn

引用格式:郭永健,邵永波,高旭东,等.服役后 API 5L X56 钢腐蚀疲劳裂纹扩展速率试验研究[J].应用力学学报,2023,40(5):1133-1142.
GUO Yongjian,SHAO Yongbo,GAO Xudong,et al. Experimental study on the corrosion fatigue crack growth rate of X56 steel after service[J]. Chinese journal of applied mechanics,2023,40(5):1133-1142.

respectively. As the crack growth length increases, fatigue load plays a leading role, and the influence of seawater decreases gradually. A comprehensive analysis of the influence of the maximum fatigue load on fatigue crack growth is conducted. It is found that under the premise of the same crack length, the fatigue load increases, the stress intensity factor amplitude (ΔK) and the fatigue crack growth rate ($\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$) increase, and the influence of seawater corrosion gradually decreases. The maximum fatigue load applied in the fatigue crack growth test has a more significant impact on the fatigue life of the CT specimens, but has a negligible effect on the Paris constant. The fatigue fracture faces of different CT specimens observed by scanning electron microscope are all transcrystalline fractures. The fatigue fracture faces of CT specimens in seawater show more secondary cracks and higher tear ridges. With the increase of the maximum load, the crystal face area and the height difference of the cleavage steps formed by cleavage fracture gradually increase, and the rougher the fatigue fracture, the more pronounced the cleavage characteristics.

Key words: X56 steel; standard compact tensile specimen; maximum fatigue load; seawater; fatigue crack growth rate

海底管道因输送能力大和输送距离长等优势广泛应用于海底石油与天然气运输。在地形变化、海浪流冲刷等因素的作用下,长期服役的海底管道极易形成悬跨段[1]。悬跨段的产生将加剧管道对海流交变载荷的响应,导致海底管道发生疲劳破坏[2]。由此引发的管道泄漏事故将造成严重的生态后果和巨大的经济损失。对达到服役年限的海底管线重新进行力学性能测试,研究钢材的残余力学性能对管道的延寿评估工作具有重要的指导意义。

长期服役于海水环境中的输油管道因海水腐蚀[3]、极限地震力[4]等原因而造成组织退化[5],致使钢材力学性能发生变化。张春涛等[6]通过静力拉伸试验研究了经历过预损伤疲劳振动的Q690高强钢的屈服强度、抗拉强度、延伸率等力学参数的变化规律,结果表明服役后Q690高强钢的弹性模量变化较小,屈服强度、抗拉强度、伸长率、屈服应变和极限应变却随疲劳损伤增加而减小。孙国民等[7]总结了国内多种服役管道的损伤类型,提出相应的评估方法。对于海底管道评估,目前最流行的方法是基于断裂力学的工程关键性评估(engineering critical assessment, ECA)或实用性评估(fitness for service, FFS)[8]。其中,利用Pairs公式探寻海底管道疲劳裂纹扩展规律被广泛应用于工程实际。以此为基础,ZHANG等[9]利用扩展有限元(extended finite element method, XFEM)分析了不同裂纹长度与应力比对海底管道疲劳裂纹扩展规律的影响。马廷霞等[10-11]从管土作用和残余应力两个方向对含裂纹缺陷的管道的疲劳寿命和断裂韧性进行了研究。CHENG等[8]研究了载荷频率和初始裂纹尺寸对管道疲劳扩展裂纹的影响,并提出一种基于腐蚀裂纹相关模型的临界应力强度因子。ZHANG等[12]利用XFFM对含嵌入圆形、椭圆形裂纹的海底管道进行了裂纹深度、长宽比和应力比3个影响因素的研究。研究结果表明椭圆形嵌入式裂纹的扩展强烈依赖应力比和长宽比,这是由于裂纹在深度方向的应力强度因子更大。目前用于解释金属的应力腐蚀疲劳机理的相关理论主要有阳极溶解理论和氢致开裂理论。在阳极溶解理论中,滑移溶解理论得到广泛认可。该理论认为在腐蚀介质环境中金属表面会形成一层钝化膜,腐蚀介质的存在会促进位错的发生而形成位错台阶,位错台阶的出现使金属表面形成的钝化膜破裂,裸露的金属瞬时溶解,紧接着又形成新的钝化膜,即滑移-溶解-氧化腐蚀机理[13-16]。韩玉梅等[17]采用不同应力比在不同环境中对X56钢管进行疲劳试验研究证实了该理论的适用性。其研究表明,应力较大时疲劳寿命由力控制,而低应力水平下腐蚀介质中的疲劳寿命远低于空气中。这是由于低应力水平下,钢与腐蚀介质接触时间加长,加剧了材料的腐蚀脱落和氧化膜开裂。

据统计,X52~X65管线钢应用最为广泛,约占世界管道用钢的60%[18]。X56钢在大气腐蚀环境中可能出现氢致开裂现象[19-20],在流动介质中可能受到CO_2腐蚀开裂[21]。为研究X56钢管的疲劳性能,郑传波等[22]采用慢应变速率拉伸及Dvenathan-Stachurski双电解池技术研究了X56钢在含H_2S的海洋大气中的应力腐蚀开裂。高旭东等[23]使用新提出的形状因子,得到一种X56海底管道在腐蚀环境下疲劳裂纹扩展过程的预测方法。

实际上,影响疲劳裂纹扩展的因素除了应力比[12,17,24]、载荷频率[25]外,还有最大载荷[26-27]等。CHOI 的研究表明,较大的疲劳载荷下管道的疲劳寿命较短[26];空气中,最大载荷对裂纹扩展速率的影响较小[27]。为研究海水中最大载荷对 X56 钢疲劳性能的影响,针对服役后 API 5L X56 管线钢设计 CT 试样并在 3 种最大载荷下开展疲劳裂纹扩展试验。基于疲劳裂纹扩展试验数据进行参数拟合,得到不同试验条件下 X56 钢的 Pairs 常数。疲劳裂纹扩展试验结束后,观察 CT 试样的宏观和微观疲劳断口,分析海水腐蚀和最大载荷对 CT 试样疲劳断口的影响。

1　试验方案

1.1　材料拉伸试验

为获得服役后 X56 钢的疲劳裂纹扩展速率,实验室模拟海水腐蚀环境,采用 MTS 647 疲劳试验机对 X56 钢开展疲劳裂纹扩展试验。疲劳裂纹扩展试验需要向疲劳试验机输入钢材的屈服强度、极限强度、弹性模量和泊松比等基本力学属性。疲劳试验开始前首先对 API 5L X56 钢进行材料拉伸试验用于获得其基本力学性能。依据标准 GB/T 228.1－2010[28]设计材料拉伸试样。标准中规定,对于壁厚小于 20 mm 的管道,拉伸试样应采用弧形试样或棒状小试样进行测试。考虑到弧形试样测试时需要加工专用夹具用于夹持试样。为便于试验测试,选择棒状小试样用于测试 X56 钢的基本力学属性。同样采用 MTS647 多功能疲劳试验机开展材料拉伸试验,拉伸速率为 2 mm/min,使用试验机配备的引伸计监测拉伸试样的变形。最终测得 X56 钢的工程应力-应变曲线如图 1 所示。

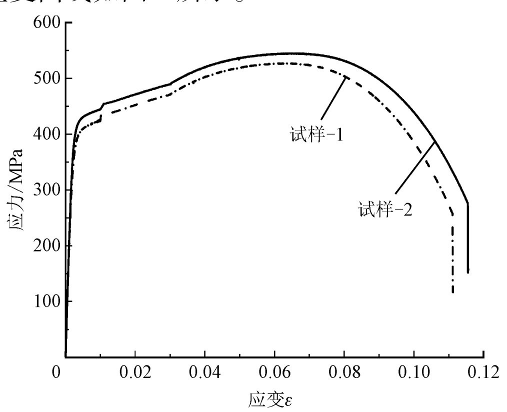


图 1　X56 钢工程应力-应变曲线

Fig. 1　Engineering stress-strain curves of X56 steel

处理采集到的试验数据最终得到 X56 钢的基本力学属性,如表 1 所示。

表 1　X56 钢材料属性

Tab. 1　Material properties of X56 steel

材料	弹性模量/GPa	屈服强度/MPa	极限强度/MPa	泊松比
X56	200	420	540	0.3

1.2　疲劳裂纹扩展试验

为测试服役后 API 5L X56 钢的疲劳裂纹扩展速率,依据 GB/T 6398－2017《金属材料 疲劳试验 疲劳裂纹扩展方法》[29]的要求设计标准紧凑拉伸 CT 试样。CT 试样自达到服役年限的 API 5L X56 海底管中管钢中取出。该管中管为埕岛油田现役 API 5L X56 海底管中管管道。海底管道于 2005 年 11 月开始服役,至 2020 年达到服役年限。服役过程的悬跨管道主要承受横向交变载荷作用(外管不考虑内压作用),裂纹扩展主要沿着管道周向和径向,CT 试样的扩展方向与管道的周向方向一致,取样方式如图 2 所示。管中管试样外管直径为 219 mm,壁厚为 12.2 mm,保证加工余量的前提下,CT 试样的宽度 $W=40$ mm,厚度 $B=8$ mm,具体尺寸如图 3 所示。CT 试样在制造时采用线切割预先制备 3 mm 机加工裂纹,裂纹宽度为 0.2 mm,即预制裂纹前 a_0 为 9 mm。

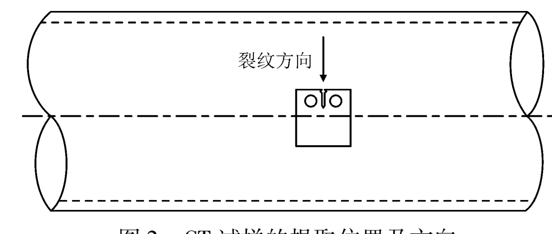


图 2　CT 试样的提取位置及方向

Fig. 2　Extraction position and direction of CT specimens

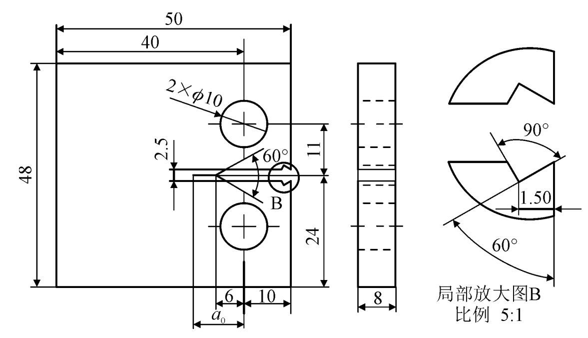
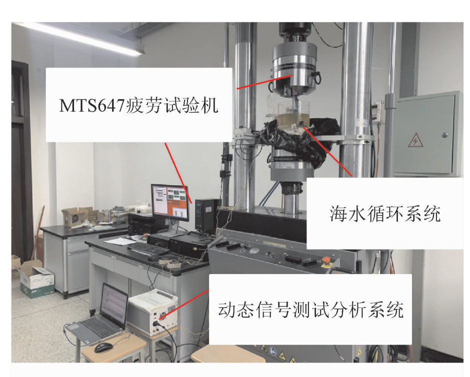


图 3　标准紧凑拉伸 CT 试样

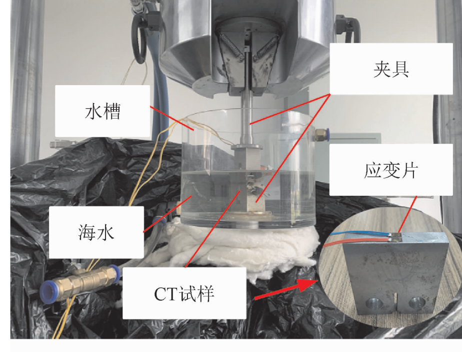
Fig. 3　Standard compact tensile CT specimen

采用 MTS647 疲劳试验机分别在空气和海水两种环境中开展 X56 钢疲劳裂纹扩展试验,如图 4(a)

所示。空气环境中采用背面贴应变片法(back face strain,BFS)和裂纹张开位移法(crack opening displacement,COD)两种方案测量疲劳裂纹扩展,其中背面应变片的粘贴位置如图4(b)所示。海水环境中由于海水的存在裂纹张开位移计不好开展,只能采用BFS方案测量X56钢的FCG数据。海水环境需要设计专用的海水循环系统,该系统包括上下夹具、腐蚀槽和循环系统等部分,上下夹具依据CT试样尺寸进行设计,测试方案如图4(b)所示。查询我国不同海域的海浪谱发现,海浪的周期集中在2~7 s,以此考虑海浪频率为0.1~0.5 Hz范围内。考虑到频率大小直接影响疲劳试验周期的长短,为缩短试验时间,加载频率$f=0.5$ Hz。空气环境中,加载频率对疲劳裂纹扩展速率的影响较小[30-31],设置为10 Hz,应力比$R=0.1$。载荷的选取一方面要保证所施加的载荷能使CT试样开裂,另一方面要保证CT试样处于小范围屈服,在上述前提下,选择P_{max}为9、10、12 kN作为变量研究最大载荷对疲劳裂纹扩展速率的影响。试验使用的海水取自渤海胜利油田海域,利用该海水来进行真实海洋环境的模拟。疲劳试验的参数设置以及试验正式开始时CT试样的初始裂纹长度a_0等数据如表2所示。



(a) 疲劳试验机和数据采集系统



(b) 海水环境加载方案

图4 疲劳试验方案

Fig. 4 Scheme of fatigue test

表2 疲劳裂纹扩展试验参数

Tab. 2 Fatigue crack growth test parameters

试样编号	环境	a_0/mm	f/Hz	R	P_{max}/kN
CT-A-1	空气	12.01	10	0.1	9
CT-S-1	海水	15.38	0.5	0.1	9
CT-A-2	空气	12.08	10	0.1	10
CT-S-2	海水	13.05	0.5	0.1	10
CT-A-3	空气	12.00	10	0.1	12
CT-S-3	海水	12.34	0.5	0.1	12

1.3 疲劳裂纹扩展关系

断裂力学将含裂纹构件的断裂过程分为近门槛值区(Ⅰ区)、稳定扩展区(Ⅱ区)和快速扩展区域(Ⅲ区)。当应力强度因子幅值ΔK小于应力强度因子门槛值ΔK_{th}之前,裂纹无生长行为。当$\Delta K>\Delta K_{th}$后裂纹开始生长,此阶段疲劳裂纹扩展速率较小,称为近门槛值区(Ⅰ区)。当裂纹生长至一定长度时,疲劳裂纹扩展速率与应力强度因子幅值之间的关系在双对数坐标下呈现线性关系,为疲劳裂纹扩展Ⅱ区,即Paris阶段。裂纹继续生长,ΔK增大,逐渐接近其断裂韧度K_{IC}时,进入疲劳裂纹快速扩展阶段。相比于整个含裂纹构件的疲劳断裂过程,稳定扩展阶段所占比例较大。对疲劳裂纹扩展第二阶段进行研究,获得钢材的Paris参数至关重要。疲劳裂纹扩展Ⅱ阶段的关系可以用Paris公式表示,即

$$\frac{da}{dN}=c(\Delta K)^m \tag{1}$$

式中:da/dN为疲劳裂纹扩展速率;c和m为钢材的材料参数,与服役环境和钢材本身的性质有关;ΔK为应力强度因子幅值,GB/T 6398—2017[29]中采用下式计算,即

$$\Delta K=\frac{\Delta P}{BW^{1/2}}g\left(\frac{a}{W}\right) \tag{2}$$

式中:ΔP为施加在CT试样上的载荷幅值;B和W分别为疲劳试样的厚度和宽度;$g\left(\frac{a}{W}\right)$为CT试样的形状修正系数,且

$$g\left(\frac{a}{W}\right)=\frac{(2+\alpha)(0.886+4.64\alpha-13.32\alpha^2+14.72\alpha^3-5.6\alpha^4)}{(1-\alpha)^{3/2}} \tag{3}$$

式中 $\alpha = a/W$ 。海水环境采用 BFS 方法检测疲劳裂纹扩展长度,采集的数据为应变与时间的关系。CT 试样背面应变和裂纹长度之间的关系可以使用五项多项式表示[29],即

$$a = C_0 + C_1(\varepsilon) + C_2(\varepsilon)^2 + C_3(\varepsilon)^3 + C_4(\varepsilon)^4 + C_5(\varepsilon)^5 \tag{4}$$

式中 $C_0 \sim C_5$ 为多项式系数,可以通过参数拟合获得。借助 ABAQUS 有限元软件计算不同载荷水平下背面应变值。ABAQUS 软件中所施加的载荷与疲劳试验所加载的最大载荷相同,边界条件与疲劳试验设置的约束一致,最终计算出相同载荷水平下不同裂纹长度所对应的背面应变 ε,见表 3。在 DataFit 参数拟合软件中采用式(4)获得不同载荷情况下裂纹长度与应变之间的关系,如表 4 所示。采用拟合的五项多项式将不同载荷下的背面应变数据转化为循环次数与裂纹长度之间的关系,计算出应力强度因子幅值 ΔK 。不同载荷下 CT 试样的疲劳裂纹扩展速率 $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$ 采用割线法计算。

表 3　裂纹长度与背面应变之间的关系

Tab. 3　Relationship between crack length and back face strain

模型编号	a/mm	$\varepsilon/10^{-6}$		
		9 kN	10 kN	12 kN
CT-10	10	−466.69	−510.77	−616.01
CT-11	11	−530.44	−590.87	−700.162
CT-12	12	−604.01	−672.82	−797.276
CT-13	13	−687.19	−765.48	−907.067
CT-14	14	−782.71	−871.88	−1033.15
CT-15	15	−890.29	−991.72	−1175.15
CT-16	16	−1013.78	−1129.28	−1338.16
CT-17	17	−1 156.21	−1 287.94	−1 526.16
CT-18	18	−1 315.45	−1 465.32	−1 736.34
CT-19	19	−1 501.69	−1 672.78	−1 982.16
CT-20	20	−1 714.01	−1 909.3	−2 262.41
CT-21	21	−1 964.53	−2 188.36	−2 593.06
CT-22	22	−2 253.68	−2 510.46	−2 971.71
CT-23	23	−2 601.32	−2 897.72	−3 433.53
CT-24	24	−3 017.14	−3 360.93	−3 982.3
CT-25	25	−3 509.07	−3 908.93	−4 631.56
CT-26	26	−4 123.49	−4 593.38	−5 441.79
CT-27	27	−4 866.29	−5 420.86	−6 422.63

表 4　裂纹长度-应变拟合系数

Tab. 4　Fitting coefficients of crack length-strain relation

载荷/kN	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	R^2
9	1.175 6	$-2.454\,5\times10^{-2}$	$-1.349\,2\times10^{-5}$	$-4.350\,5\times10^{-9}$	$-7.186\,7\times10^{-13}$	$-4.674\,6\times10^{-17}$	0.999 9
10	1.467 0	$-2.133\,3\times10^{-2}$	$-1.028\,2\times10^{-5}$	$-2.924\,3\times10^{-9}$	$-4.281\,4\times10^{-13}$	$-2.476\,8\times10^{-17}$	0.999 9
12	1.183 0	$-1.857\,6\times10^{-2}$	$-7.728\,9\times10^{-6}$	$-1.886\,8\times10^{-4}$	$-2.360\,5\times10^{-13}$	$-1.163\,0\times10^{-17}$	0.999 9

2　疲劳裂纹扩展试验结果

2.1　BFS 法的有效性

空气环境中分别采用 COD 规和 BFS 法两种方案检测 CT 试样的动态裂纹长度,便于验证两种方法的有效性。疲劳试验机内部算法可以对 COD 规采集的数据自行处理,最终得到不同载荷情况下的 $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$ - ΔK 数据。BFS 法则采用上述方法将背向应变与时间的关系换算成所对应的裂纹长度与循环次数。考虑到割线法简单容易操作,且精度达到标准要求,采用割线法计算出 $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$ 。图 5 为 10 kN 载荷情况下分别采用 COD 法和 BFS 法采集的 $\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$ - ΔK 曲线对比,表明了两种方法所采集的数据具有良好的一致性。

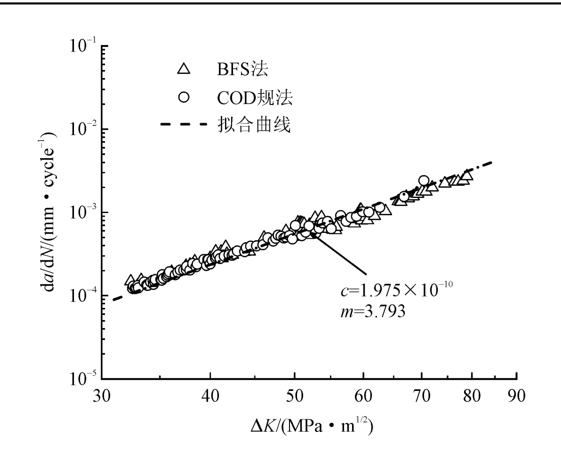


图 5　BFS 方法和 COD 规法检测结果比较($P_{\max}=10$ kN)

Fig. 5　Comparison of test results between BFS method and COD method ($P_{\max}=10$ kN)

2.2　海水腐蚀对疲劳裂纹扩展速率的影响

分别在海水和空气中开展疲劳裂纹扩展试验研

究最大载荷对CT试样的疲劳裂纹扩展速率的影响。图6～图8分别为不同P_{max}下空气和海水中CT试样的疲劳裂纹扩展速率的对比,以双对数坐标展示。图6～图8所示,与空气环境相比,稳定扩展初期阶段海水环境中CT试样的疲劳裂纹扩展速率明显提高;随着裂纹长度生长,疲劳裂纹扩展速率提高,海水腐蚀作用逐渐减弱。海水腐蚀造成疲劳裂纹扩展速率增加的现象可以解释为滑移-溶解-氧化应力腐蚀机理[13]。即认为服役后X56钢CT试样在腐蚀介质中金属表面会形成钝化膜,裂纹尖端在MTS的交变应力作用下会形成应力集中,位错滑出产生滑移台阶使原有的钝化膜局部破裂,从而露出无钝化膜的金属基材。新裸露的金属基材与原有钝化膜的金属共同形成原电池,金属基材作为阳极相瞬时溶解,使CT试样的疲劳裂纹扩展速率加快。新裸露的金属基材随着在海水中浸泡时间的增长再次形成钝化膜,该处裂纹扩展停止。裂纹尖端由于应力集中的存在继而出现位错滑出,使得该处的再钝化膜再一次局部破裂,露出无钝化膜金属基材,形成电化学原电池加速金属溶解,这种位错滑出产生滑移台阶导致钝化膜局部破裂、金属溶解、再钝化的循环过程加速了X56钢CT试样的疲劳裂纹扩展。当裂纹继续生长,应力强度因子增大到一定程度后,疲劳裂纹扩展所需要的时间小于海水腐蚀所需时间,外界载荷起主导作用,海水环境和空气环境中的$\mathrm{d}a/\mathrm{d}N$-ΔK曲线保持一致。表5为不同CT试样的Paris材料常数和海水腐蚀对疲劳裂纹扩展速率的影响,a_f为终止裂纹长度。对比最大载荷分别为9、10和12 kN情况下CT试样裂纹长度$a=15.38$ mm时的应力强度因子和疲劳裂纹扩展速率。裂纹生长至15.38 mm时,9、10和12 kN载荷下海水环境中CT试样的疲劳裂纹扩展速率分别提高了1.82倍、1.54倍、1.43倍。相同裂纹长度的前提下,疲劳载荷增加,应力强度因子幅值和疲劳裂纹扩展速率增加,海水腐蚀影响逐渐减小。出现这种现象的主要原因是:海水腐蚀环境中,腐蚀和应力是互相促进的。当最大载荷较小时,ΔK较小,疲劳裂纹扩展速率较小,裂纹尖端金属基材在海水环境中具有充足的时间产生滑移-溶解-再钝化的电化学腐蚀过程;随着最大载荷的增加,应力强度因子增大使得疲劳裂纹扩展速率逐渐加快,海水环境中的金属来不及发生电化学反应,此时外界载荷在疲劳失效过程中所占比重增加,海水腐蚀的影响相对减小。

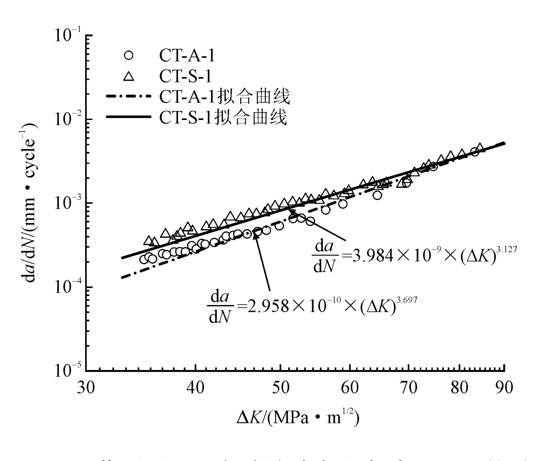


图6　9 kN作用下X56钢在海水与空气中FCGR的对比

Fig. 6　Comparison of FCGR results of X56 steel under 9 kN load in air and seawater

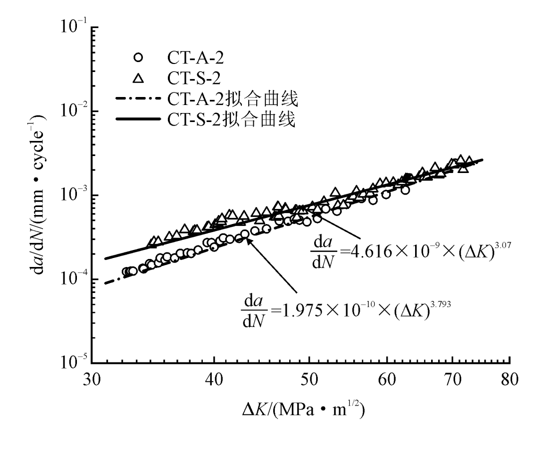


图7　10 kN作用下X56钢在海水与空气中FCGR的对比

Fig. 7　Comparison of FCGR results of X56 steel under 10 kN load in air and seawater

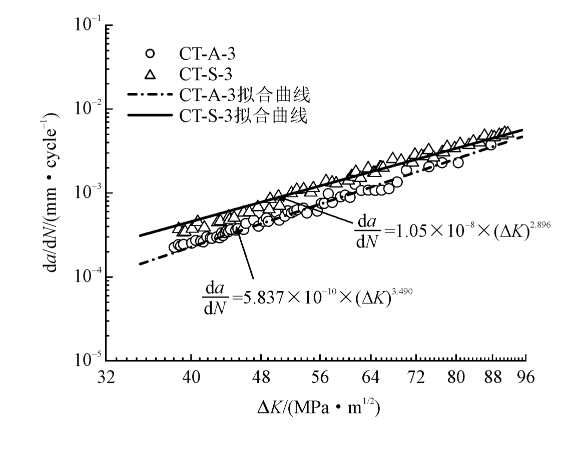


图8　12 kN作用下X56钢在海水与空气中FCGR的对比

Fig. 8　Comparison of FCGR results of X56 steel under 12 kN load in air and seawater

表 5　疲劳裂纹扩展试验结果

Tab. 5　Results of fatigue crack growth tests

试验编号	a_0/mm	a_f/mm	N	c	m	a/mm	ΔK/(MPa · m$^{-1/2}$)	(da/dN)/(mm · cycle^{-1})	FCGR$_{海水}$/FCGR$_{空气}$
CT-A-1	12.01	26.04	43 034	2.958×10^{-10}	3.697	15.37	35.74	2.16×10^{-4}	1.82
CT-S-1	15.38	25.98	15 830	3.984×10^{-9}	3.127	15.38	35.38	3.94×10^{-4}	
CT-A-2	12.08	24.91	32 732	1.975×10^{-10}	3.793	15.37	39.74	2.72×10^{-4}	1.54
CT-S-2	13.05	25.95	16 952	4.616×10^{-09}	3.070	15.40	39.49	4.20×10^{-4}	
CT-A-3	12.00	23.95	20 246	5.837×10^{-10}	3.490	15.38	47.17	4.76×10^{-4}	1.43
CT-S-3	12.34	23.76	11 800	1.050×10^{-8}	2.896	15.37	47.11	6.79×10^{-4}	

2.3　最大载荷对疲劳裂纹扩展速率的影响

为明晰分别在海水和空气环境中最大荷载对服役后 X56 钢疲劳裂纹扩展速率的影响情况。分别将空气环境和海水环境中 3 种最大载荷作用下的疲劳裂纹扩展试验结果汇总至同一双对数坐标轴，如图 9 和图 10 所示。含裂纹构件在外载荷作用下，裂纹尖端存在应力应变场。而最大载荷的不同会影响到裂纹尖端的应力场，进一步影响到裂纹尖端塑性区的大小。如果试验测试过程中所选取的载荷过大，裂纹尖端不满足小范围屈服，则会影响到 Pairs 公式中 c 和 m 测定。

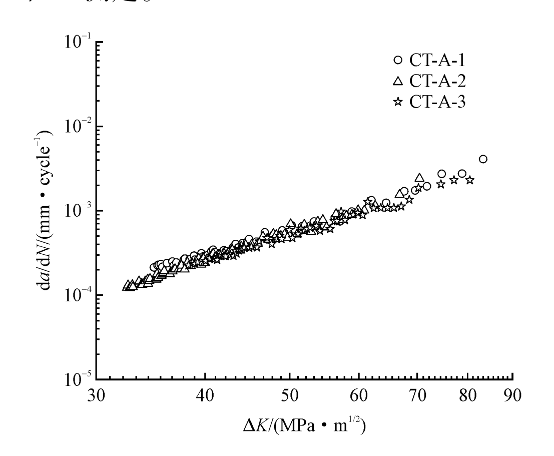


图 9　空气中 P_{max}对 X56 钢 FCGR 的影响

Fig. 9　The effect of P_{max} on FCGR of X56 steel in air

图 9 和图 10 中不同载荷作用下 CT 试样的疲劳裂纹扩展试验数据均具有良好的一致性，即采用 3 种最大载荷作用下的数据点所拟合的斜率(m)和截距(lg$c$)大小近似。这说明，试验时所取得载荷均使裂纹尖端应力场满足小范围屈服，疲劳裂纹扩展试验所测试的 X56 钢的材料常数才表现为合理的一致性。无论在海水环境还是在空气环境中，试验过程中所选取的最大载荷均未影响 X56 钢的材料常数的测定。结合表 5，随着 P_{max}增大，CT 试样的应力强度因子幅值和疲劳裂纹扩展速率增大，其疲劳寿命 N 减小。

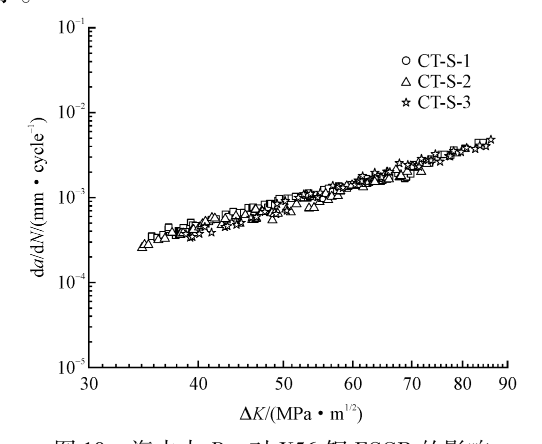


图 10　海水中 P_{max}对 X56 钢 FCGR 的影响

Fig. 10　The effect of P_{max} on FCGR of X56 steel in seawater

3　疲劳断口分析

疲劳裂纹扩展试验进行至背面应变片失效时停止，试验停止后继而采用位移加载将 CT 试样拉断，观察其疲劳断口。图 11 为不同 CT 试样的宏观疲劳断口。对比分析空气环境和海水环境中 CT 试样的宏观疲劳断口发现，试样 CT-A-1 和 CT-A-2 的疲劳断口表现为较为平坦的平面状，载荷为 12 kN 时，试样 CT-A-3 的宏观疲劳断口呈现出少许撕裂状的台阶形貌；试样 CT-S-1、CT-S-2 和 CT-S-3 受海水环境和交变载荷相互作用呈现出更粗糙的台阶形貌，撕裂棱更明显。对比 3 种最大载荷作用下的宏观疲劳断口，随着疲劳载荷增大，应力强度因子幅值和疲劳裂纹扩展速率增大，平坦的平面状断貌向粗糙的台阶形貌转变，撕裂棱增加。

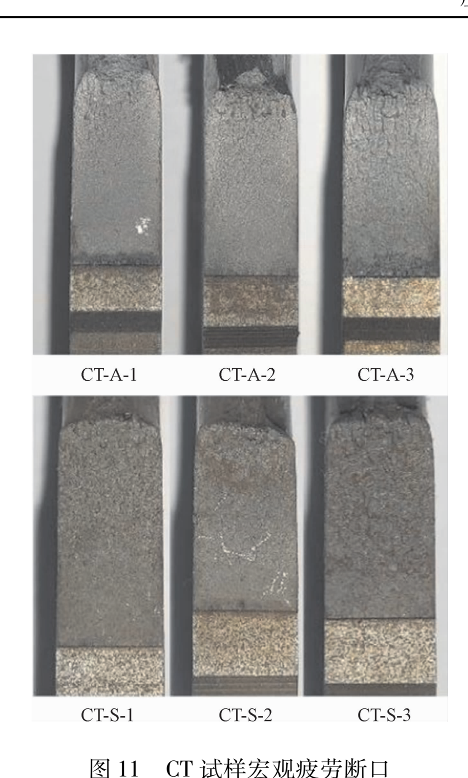


图 11　CT 试样宏观疲劳断口

Fig. 11　Macro-fracture morphologies of CT specimens

图 12 为 QUANTA 650 FEG 场发射扫描电镜下观察到的不同 CT 试样的微观疲劳断口。图 12(a) ~ (c)为空气环境中 CT 试样的微观疲劳断口，断口表面无塑性变形，存在少许与裂纹扩展方向垂直的二次裂纹和平行于裂纹扩展方向的撕裂脊(解理台阶)，为穿晶型解理断裂。图 12(a) ~ (c)表明，随着疲劳载荷增加，二次裂纹的数量逐渐增加，撕裂脊高度差越大，解理特征越明显。图 12(d) ~ (f)为海水中 CT 试样的微观疲劳断口，同样表现为含有二次裂纹和撕裂脊的穿晶型解理断裂。相比于空气中 CT 试样的疲劳断口，海水腐蚀作用下产生的撕裂脊台阶更高，二次裂纹的数量更多且宽度和深度明显增加，断口更加粗糙。滑移-溶解-氧化应力腐蚀机理可以较好的解释这种现象，即位错滑出产生滑移台阶使钝化膜破裂，新的基材与原有表面形成原电池，加速金属溶解，增加二次裂纹的深度和宽度。最大疲劳载荷为 9 kN 和 10 kN 时，二次裂纹方向垂直于裂纹扩展方向，撕裂脊平行于裂纹扩展方向，最大载荷增加至 12 kN 时，撕裂脊边缘区域同样出现二次裂纹，且二次裂纹无统一方向。这说明，随着最大疲劳载荷的增加，疲劳断口二次裂纹的数量逐渐增加，解理断裂形成的撕裂脊的晶面面积和高度差逐渐增大，断口越粗糙。

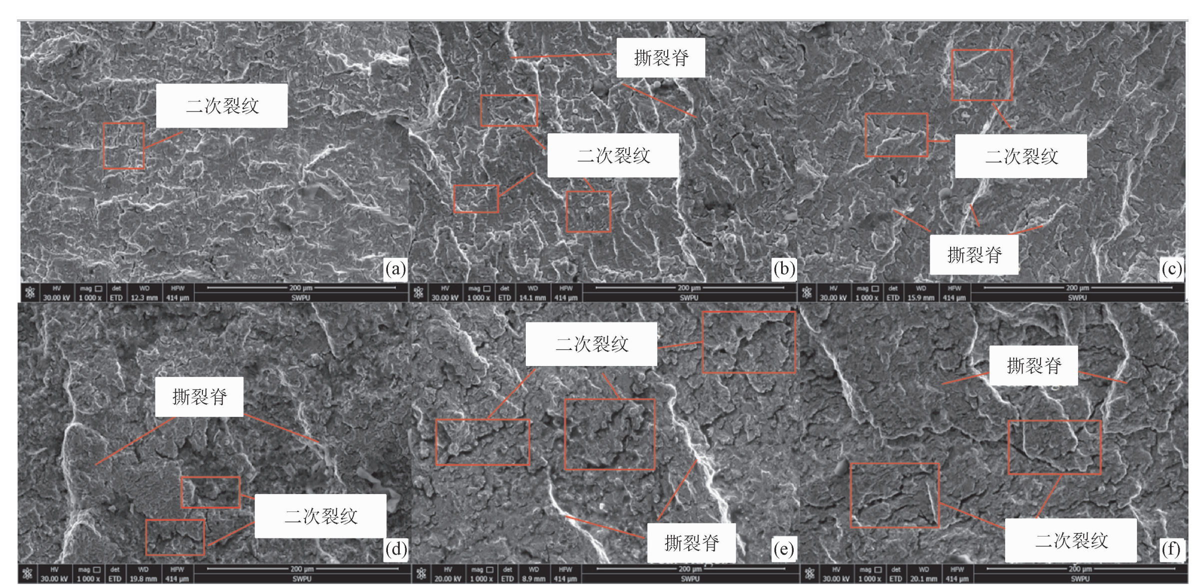


图 12　CT 试样疲劳断口(1 000 ×)：(a) CT-A-1、(b) CT-A-2、(c) CT-A-3、(d) CT-S-1、(e) CT-S-2、(f) CT-S-3

Fig. 12　Fractographic of fatigue fracture of CT specimens (1 000 ×)：(a) CT-A-1 (b) CT-A-2 (c) CT-A-3 (d) CT-S-1 (e) CT-S-2 (f) CT-S-3

4　结　论

分别在空气和海水中对达到服役年限的 API 5L X56 双层管道钢开展疲劳裂纹扩展试验，用于测试其不同环境下的疲劳裂纹扩展速率和 Paris 常数。试验过程中分别考虑海水腐蚀和最大疲劳载荷对 X56 钢 FCGR 的影响，所得结论如下。

1) 疲劳裂纹扩展试验分别得到了空气和海水中服役后 API 5L X56 管线钢的 Paris 常数，为实际

工程海底管道的延寿评估提供了试验数据指导。

2)与空气环境中 CT 试样的疲劳裂纹扩展速率相比,裂纹生长至 15.38 mm 时,9、10 和 12 kN 载荷下海水环境中 CT 试样的疲劳裂纹扩展速率分别提高了 1.82 倍、1.54 倍、1.43 倍;且随着裂纹扩展长度增大,外界疲劳载荷起主导作用,海水腐蚀的影响越来越小。

3)疲劳裂纹扩展试验中所施加的最大疲劳载荷对 CT 试样的疲劳寿命具有较大影响,裂纹尖端处于小范围屈服时对 Paris 常数的测定影响较小。

4)从宏观和微观角度观察疲劳断口发现,所有疲劳断口均为穿晶型解理断裂。与空气中 CT 试样的疲劳断口相比,海水腐蚀作用下产生的撕裂脊台阶更高,二次裂纹增多,宽度和深度明显增加,断口更加粗糙。随着最大疲劳载荷的增加,疲劳断口二次裂纹的数量逐渐增加,解理断裂形成的撕裂脊的晶面面积和高度差逐渐增大,断口越粗糙。

参考文献:

[1] 金学文. 埕岛油田海底管道疲劳寿命评估[J]. 中小企业管理与科技,2016(7):292-293.
JIN Xuewen. Fatigue life evaluation of Chengdao oilfield subsea pipeline[J]. Management & technology of SME,2016(7):292-293(in Chinese).

[2] 方华灿,隋信众. 海底管道管跨的流激涡旋振动的试验研究与安全可靠性分析[J]. 中国海上油气(工程),1998,10(2):20-23.
FANG Huacan,SUI Xinzhong. Experimental study and safety reliability analysis of flow induced vortex vibration of subsea pipeline span[J]. China offshore oil and gas(engineering),1998,10(2):20-23(in Chinese).

[3] 杨滨,孙文起,蒋文春,等. 12Cr1MoV 钢管在长时服役后组织及拉伸性能的退化[J]. 机械工程材料,2019,43(7):24-27.
YANG Bin,SUN Wenqi,JIANG Wenchun,et al. Deterioration of microstructure and tensile properties of 12Cr1MoV steel pipe after long-term service[J]. Materials for mechanical engineering,2019,43(7):24-27(in Chinese).

[4] 孙政策,段梦兰,张文,等. 海底管线抗震设计的极限地震应力计算法[J]. 应用力学学报,2006,23(3):440-446.
SUN Zhengce,DUAN Menglan,ZHANG Wen,et al. Method for evaluating ultimate subsea pipeline stress in anti-seismic design[J]. Chinese journal of applied mechanics,2006,23(3):440-446(in Chinese).

[5] 刘海定,王东哲,王春光,等. 海水环境中不锈钢腐蚀疲劳裂纹研究进展[J]. 全面腐蚀控制,2017,31(4):60-65.
LIU Haiding,WANG Dongzhe,WANG Chunguang,et al. A review of corrosion fatigue cracks for stainless steels in marine environments[J]. Total corrosion control,2017,31(4):60-65(in Chinese).

[6] 张春涛,朱泓杰,王汝恒. Q690 高强钢疲劳损伤后力学性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2021,42(4):177-184.
ZHANG Chuntao,ZHU Hongjie,WANG Ruheng. Experimental study on mechanical properties of Q690 high strength steel after fatigue damage[J]. Journal of building structures,2021,42(4):177-184(in Chinese).

[7] 孙国民,张捷,徐志辉. 服役管道受损评价[J]. 海洋工程装备与技术,2018,5(6):400-404.
SUN Guomin,ZHANG Jie,XU Zhihui. Damage assessment of in-service subsea pipeline[J]. Ocean engineering equipment and technology,2018,5(6):400-404(in Chinese).

[8] CHENG A K,CHEN N Z. An extended engineering critical assessment for corrosion fatigue of subsea pipeline steels[J]. Engineering failure analysis,2018,84:262-275.

[9] ZHANG Y M,FAN M,XIAO Z M,et al. Fatigue analysis on offshore pipelines with embedded cracks[J]. Ocean engineering,2016,117:45-56.

[10] 马廷霞,轩恒,刘维洋,等. 残余应力对含裂纹缺陷管道疲劳寿命的影响[J]. 应用力学学报,2018,35(5):1103-1108.
MA Tingxia,XUAN Heng,LIU Weiyang,et al. Effects of welding residual stresses on fatigue life of pipeline with crack[J]. Chinese journal of applied mechanics,2018,35(5):1103-1108(in Chinese).

[11] 唐毅,马廷霞,轩恒. 管土作用下海底悬跨管道裂纹断裂韧性研究[J]. 应用力学学报,2019,36(6):1328-1333.
TANG Yi,MA Tingxia,XUAN Heng. Research on crack fracture toughness of submarine suspended pipeline under interaction between pipe and soil[J]. Chinese journal of applied mechanics,2019,36(6):1328-1333(in Chinese).

[12] ZHANG Y M,XIAO Z M,LUO J. Fatigue crack growth investigation on offshore pipelines with three-dimensional interacting cracks[J]. Geoscience frontiers,2018,9(6):1689-1697.

[13] 褚武扬,乔利杰,陈奇志,等. 断裂与环境断裂[M]. 北京:科学出版社,2000.

[14] 褚武扬,乔利杰,高克玮. 阳极溶解型应力腐蚀[J]. 科学通报,2000,45(24):2581-2588.
CHU Wuyang,QIAO Lijie,GAO Kewei. Anodic dissolving stress corrosion[J]. Chinese science bulletin,2000,45(24):2581-2588(in Chinese).

[15] 褚武扬,谷飚,高克玮. 应力腐蚀机理研究的新进展[J]. 腐蚀科学与防护技术,1995,7(2):97-101.
CHU Wuyang,GU Biao,GAO Kewei. New progress in the study on-stress corrosion cracking mechanism[J]. Corrsion science and protection technology,1995,7(2):97-101(in Chinese).

[16] PILKEY A K,LAMBERT S B,PLUMTREE A. Stress corrosion cracking of X-60 line pipe steel in a carbonate-bicarbonate solution[J]. Corrosion,1995,51(2):91-96.

[17] 韩玉梅,韩恩厚,郑宇礼,等. X56 管线钢的腐蚀疲劳寿命试验研究[J]. 机械强度,1994,16(1):77-79.
HAN Yumei,HAN Enhou,ZHENG Yuli,et al. Study on corrosion

fatigue life in X56 steel[J]. Journal of mechanical strength,1994,16(1):77-79(in Chinese).

[18] 刘俊奠. X56 海底管线的 ECA 评估[D]. 天津:天津大学,2004.

[19] ZHENG C B,HUANG Y L,YU Q,et al. Effect of H_2S on stress corrosion cracking and hydrogen permeation behaviour of X56 grade steel in atmospheric environment[J]. Corrosion engineering, science and technology,2009,44(2):96-100.

[20] ZHENG C B,JIANG H K,HUANG Y L. Hydrogen permeation behaviour of X56 steel in simulated atmospheric environment under loading[J]. Corrosion engineering science and technology,2011,46(4):365-367.

[21] LI C F,DAI J L,WANG B,et al. Studies of composition and structure of CO_2 corrosion film of X56 steel in the medium of CO_2 and salt water[J]. Transaction of mateirals and heat treatment,2004,25(5):1237-1241.

[22] 郑传波,黄彦良,霍春勇,等. API X56 钢在含 H_2S 的海洋大气中的应力腐蚀开裂[J]. 中国腐蚀与防护学报,2009,29(1):19-23.
ZHENG Chuanbo,HUANG Yanliang,HUO Chunyong,et al. Stress corrosion cracking of X56 grade pipeline steel in atmospheric environment containing H_2S[J]. Journal of Chinese society for corrosion and protection,2009,29(1):19-23(in Chinese).

[23] 高旭东,邵永波,谢丽媛,等. X56 海底管道在腐蚀环境下疲劳裂纹扩展过程预测[J]. 材料导报,2020,34(2):123-130.
GAO Xudong,SHAO Yongbo,XIE Liyuan,et al. Prediction of fatigue crack propagation of X56 steel submarine pipelines in corrosive environment[J]. Materials reports,2020,34(2):123-130(in Chinese).

[24] SCHREIBER C,MÜLLER R,KUHN C. Phase field simulation of fatigue crack propagation under complex load situations[J]. Archive of applied mechanics,2021,91(2):563-577.

[25] TAKAKI Y,GOTOH K. Fatigue crack propagation under the condition where the superimposed stress history with different frequency components acts intermittently[J]. Welding international,2019,33(1/2/3):55-62.

[26] CHOI S S. Influence of maximum fatigue load on probabilistic aspect of fatigue crack propagation life at specified grown crack in magnesium alloys[J]. International journal of mechanical and mechatronics engineering,2017,11(2):303-308.

[27] CHOI S S. Estimation of empirical fatigue crack propagation model of AZ31 magnesium alloys under different maximum loads[J]. Journal of the Korea academia-industrial cooperation society,2012,13(2):522-528.

[28] 国家市场监督管理总局,国家标准化管理委员会. 金属材料 拉伸试验 第1部分:室温试验方法:GB/T 228.1－2010[S]. 北京:中国标准出版社,2010.

[29] 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局,中国国家标准化管理委员会. 金属材料 疲劳试验 疲劳裂纹扩展方法:GB/T 6398－2017[S]. 北京:中国标准出版社,2017.

[30] ADEDIPE O,BRENNAN F,KOLIOS A. Review of corrosion fatigue in offshore structures:present status and challenges in the offshore wind sector[J]. Renewable and sustainable energy reviews,2016,61:141-154.

[31] SHIH Y S,CHEN J J. The frequency effect on the fatigue crack growth rate of 304 stainless steel[J]. Nuclear engineering and design,1999,191(2):225-230.

（编辑　李坤璐）